

## Механика материалов: прочность, ресурс, безопасность

## Materials mechanics: strength, durability, safety

DOI: 10.26896/1028-6861-2018-84-2-46-55

УДК (UDC) 620.178.2:620.192.7

### АНАЛИЗ КОРРЕЛЯЦИИ КРИТИЧЕСКИХ ТЕМПЕРАТУР ВЯЗКОХРУПКОГО ПЕРЕХОДА И ТЕМПЕРАТУРЫ ТОРМОЖЕНИЯ ХРУПКОГО РАЗРУШЕНИЯ НА ОСНОВЕ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ МКЭ

© Алексей Витальевич Ильин, Дмитрий Михайлович Артемьев,  
Владимир Юрьевич Филин

НИЦ «Курчатовский институт» — ЦНИИ конструкционных материалов «Прометей», Санкт-Петербург, Россия;  
e-mail: npk3@crism.ru

*Статья поступила 17 января 2017 г.*

При обосновании применимости сталей для изготовления конструкций, работающих при низких температурах, широко используют различные методики контроля температур вязкохрупкого перехода. Наиболее физически обоснованной, но и трудоемкой является методика определения температуры торможения хрупкого разрушения  $T_a$  при испытаниях крупногабаритных образцов-пластин. В связи с этим возникает задача обоснования возможности оценки температуры  $T_a$  по результатам более простых испытаний, применяющихся при сертификационных испытаниях листового проката низколегированных сталей. К их числу относятся испытания для определения «температуры нулевой пластичности» ( $NDT$ ), а также температурных зависимостей вида излома (при статическом изгибе — температура  $T_{кб}$ , при ударном изгибе — температура  $DWTT$ ). На основе численного моделирования МКЭ процесса распространения трещины в образце при определении  $NDT$  установлено, что полученная в эксперименте температура соответствует конкретному значению критического коэффициента интенсивности напряжений при торможении трещины в условиях плоской деформации —  $K_{Ia}$ . Это значение пропорционально пределу текучести материала при данной температуре  $\sigma_Y$ . На основании результатов предшествующей работы авторов, связывающих температуру  $T_a$  с величинами  $K_{Ia}$ ,  $\sigma_Y$  при данной температуре и толщиной листового проката  $t$ , предложено корреляционное соотношение температур  $NDT$  и  $T_a$ , учитывающее толщину материала и его предел текучести. Для связи вида излома проб натурной толщины проката с температурой торможения трещины ( $T_{кб}$ ) выполнено численное моделирование распространения разрушения в образце с тупым надрезом. Методика моделирования заключается в назначении условий хрупкого и вязкого разрушений, выполняемых в объеме элемента типа solid фиксированного размера. Показано, что вид излома пробы, нагружаемой изгибом в условиях полномасштабной текучести, трактуемый как отношение количеств элементов, «разрушившихся» по хрупкому механизму, к общему количеству элементов в плоскости разрушения, действительно коррелирует с условием торможения трещины в широкой пластине, нагружаемой растяжением в номинально упругой области. Прогнозируется, что температура  $T_{кб}$ , определяемая как соответствующая 70 % вязкой составляющей в изломе, лежит существенно ниже температуры  $T_a$ .

**Ключевые слова:** вязкохрупкий переход; трещиностойкость; низколегированная хладостойкая сталь; нестабильное распространение и торможение трещины; метод конечных элементов.

### ESTIMATION OF CRITICAL TEMPERATURES OF BRITTLE-DUCTILE TRANSITION AND BRITTLE FRACTURE ARREST CORRELATION BASED ON FINITE ELEMENT MODELLING

© Aleksey V. Ilyin, Dmitriy M. Artemiev, Vladimir Yu. Filin

NRC “Kurchatov Institute” — CRISM “Prometey”, St. Petersburg, Russia; e-mail: npk3@crism.ru

*Submitted January 17, 2017.*

In justifying the applicability of the steels for the manufacture of structures operating at low temperatures various methods of temperature control of viscous-brittle transition are widely used. The most

physically reasonable, but also the most time consuming is the method of determining the temperature brittle fracture arrest ( $T_a$ ), when testing large-scale specimens-plates. In this connection there is a problem to justify the prediction temperature  $T_a$  on the results of the more simple tests used in certification testing of sheets of low alloy steel. These include widely used test to determine the  $NDT$  — “temperature of zero plasticity”, and testing to determine the temperature dependency of the fracture type ( $T_{kb}$  temperature — the static bending temperature,  $DWTT$  temperature — in impact bending). By numerical FEM simulation of the process of crack propagation in the specimen  $NDT$  received that determined in these tests the temperature of  $NDT$  corresponds to the critical stress intensity factor  $K_{Ia}$  during the crack arrest under plane strain conditions. This value is proportional to the material yield strength  $\sigma_Y$  at given temperature. Based on the results of previous work of the authors linking temperature  $T_a$  to the values of  $K_{Ia}$ ,  $\sigma_Y$  at given temperature and thickness of sheet metal  $t$ , correlation the ratio of the temperatures  $NDT$  and  $T_a$ , taking into account the material thickness and its yield stress is proposed. To link the fracture of full thickness specimen with the crack arrest conditions, the numerical simulation of crack propagation in the specimen with a blunt notch  $T_{kb}$  specimens was performed. It is shown fracture of specimens, loaded in full-scale yield, interpreted as the ratio of the quantities of the elements that “destroyed” by brittle mechanism, to the total number of elements in the plane of the fracture is in correlation with the condition of the crack arrest in a wide plate, loaded by the tension in the nominally elastic region. It is projected that in the determination of  $T_{kb}$  as the temperature corresponding to 70% of the viscous component in the fracture, it lies significantly below the temperature  $T_a$ .

**Keywords:** brittle-ductile transition; fracture toughness; low-alloyed cold-resistant steel; unstable propagation and arrest of a crack; finite element method.

При выборе материала (листового проката и поковок из углеродистых и низколегированных сталей) для конструкций, работающих при низких температурах, условием его применимости является в общем случае выполнение неравенства

$$T_d \geq T_{test}, \quad (1)$$

где  $T_d$  — минимальная температура эксплуатации конструкции;  $T_{test}$  — критическая температура вязкохрупкого перехода, определенная по результатам сертификационных или сдаточных испытаний.

При этом методики проведения испытаний для определения  $T_{test}$  могут существенно отличаться. Для конструкций ответственного назначения наиболее часто используют следующие методики.

1. Определение  $NDT$  (*Nil ductile temperature*) — температуры нулевой пластичности образцов с хрупкой наплавкой и надрезом в ней при ударной нагрузке [1] (применяют в судостроении, а также для материалов сосудов давления).  $NDT$  находят как наивысшую температуру, при которой происходит разрушение образца.

2. Испытание  $DWTT$  (*Drop weight tear test*) на вертикальных копрах образцов натурной толщины с острым надрезом [2] (проводят при производстве труб для магистральных трубопроводов); его результатом является оценка вида излома. Температуру  $DWTT$  определяют как минимальную, при которой еще регистрируется преимущественно вязкий (волокнистый) вид излома (около 80 % волокнистой составляющей в изломе).

3. Определение критической температуры на больших образцах ( $T_{кб}$ ). При этом оценивают вид

излома пробы натурной толщины с надрезом при испытаниях на статический изгиб. Температура  $T_{кб}$  соответствует 70 % волокнистой составляющей в изломе [3]. Этот способ близок к испытаниям  $DWTT$  и часто дает схожие с ними результаты. Однако он имеет преимущество при испытаниях металла больших толщин, поскольку испытания  $DWTT$  сталей, особенно высокопрочных, толщиной более 20 мм требуют копров большой мощности.

Проведение всех перечисленных испытаний предусмотрено Правилами Российского морского регистра судоходства (РМРС) [3, 4]. Одновременно с этим существует практика проведения испытаний крупномасштабных образцов-пластин с наведенной в их рабочей части трещиной, значительно более дорогостоящих и трудоемких, но считающихся наиболее представительными. Испытания по методике ESSO также включены в новую редакцию Правил Регистра для корпусных материалов контейнеровозов по требованиям международной организации МАКО, но проводятся они только за рубежом. В работе [5] на базе численного моделирования МКЭ рассмотрены условия торможения и распространения хрупкого разрушения применительно к таким испытаниям. Получено, что при номинально упругом нагружении может быть определено некоторое граничное значение относительной трещиностойкости материала

$$\beta = \frac{1}{t} \left( \frac{K_{Ia}}{\sigma_Y} \right)^2 = \beta_{crit}, \quad (2)$$

разделяющее в образце область торможения и область распространения хрупкого разрушения в

этой пробе. Здесь  $t$  — толщина пластины;  $\sigma_Y$  — предел текучести;  $K_{1a}$  — величина, рассматриваемая как параметр трещиностойкости материала при торможении трещины, определенный для условий плоской деформации и соответствующий принимаемому локальному критерию хрупкого разрушения.

Из предложенной в работе [5] модели распространения разрушения в условиях смешанного напряженного состояния — плоская деформация (ПД)/плоское напряженное состояние (ПНС) — следует, что величина  $\beta_{crit}$  зависит от предела текучести  $\sigma_Y$  и критической деформации  $\varepsilon_{cr}$  материала в условиях ПНС. Температура  $T_a$ , при которой отношение  $K_{1a}/\sigma_Y$  не ниже, чем следующее из условия (2), должна рассматриваться как наиболее значимая температура вязкохрупкого перехода для рассматриваемой стали, характеризующая хладостойкость материала при данной толщине  $t$ .

Поскольку прямое определение температуры  $T_a$  требует трудоемких и затратных испытаний, уникального по развиваемым усилиям испытательного оборудования, в связи с чем не может быть использовано для постоянного контроля качества серийной продукции, целесообразно проанализировать ее соотношение с упомянутыми выше критическими температурами. В первую очередь представляют интерес ее корреляции с  $NDT$ , которая рассматривается как референсная температура для определения величины  $K_{1a}$ , и с температурой  $T_{кб}$ , при определении которой образец разрушается в совершенно иных условиях (статическом изгибе при полномасштабной текучести), и регистрируется информация — содержание волокнистой составляющей в изломе (%), которая до настоящего времени не анализировалась в терминах механики разрушения. Так, в стандарте BS 7910 [6] приведена зависимость

$$K_{1a} = 29,45 + 1,344 \exp(0,0261 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}(T - NDT) + 2,32) [\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}], \quad (3)$$

согласно которой при температуре  $T = NDT$  получим  $K_{1a} = 43,2 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ . Однако возможность использования этого соотношения в широком диапазоне изменения прочности стали не ясна — представляется физически необоснованным отсутствие в нем характеристик материала.

Для температуры  $T_{кб}$  на основе экспериментальных данных, полученных для судостроительных сталей нормальной и повышенной прочности толщиной до 40 мм ранее предложена формула [7]

$$T_a = 0,9T_{кб} - 10 \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (4)$$

Теоретическое обоснование этой корреляции отсутствует, поэтому и нет понимания ее надежности.

Для решения проблемы обоснования корреляций критических температур, получаемых по различным методикам, в программном комплексе ANSYS выполнены численные исследования МКЭ, результаты которых представлены ниже. Поскольку во всех случаях развитие разрушения следовало рассматривать в условиях смешанного (ПД/ПНС) напряженного состояния на фронте трещины, задачи ставили в трехмерной постановке, используя объемные элементы типа solid с квадратичной функцией формы.

### Численный анализ оценки $NDT$

Цель выполнения расчетов МКЭ — определение условий старта трещины из хрупкой наплавки и ее распространения в образце в терминах механики разрушения. Для этого использовали расчетную модель образца типа P-1 согласно [1]. Из-за наличия двух осей симметрии рассматривали 1/4 образца (рис. 1, а). Моделировали нагружение образца в квазистатической постановке по схеме трехточечного изгиба. Для исключения пластического деформирования у линии опор и линии приложения нагрузки в модель ввели упругие вставки из пластически не деформируемого материала. Деформирование исследуемого металла (основного) и металла наплавки при напряжениях  $\sigma \geq \sigma_Y$  моделировали зависимостью

$$\sigma = \sigma_Y(\varepsilon/\varepsilon_Y)^n, \quad (5)$$

где  $n$  — показатель деформационного упрочнения;  $\varepsilon_Y = \sigma_Y/E$  — деформация текучести.

Для металла хрупкой наплавки принимали  $\sigma_Y = 800 \text{ МПа}$ ,  $n = 0,06$ ; предел текучести материала образца варьировали в диапазоне 300 – 1100 МПа при том же значении  $n$  (расчеты показали, что из-за относительно небольших пластических деформаций, предшествующих разрушению, влияние этого параметра на результат расчета отсутствует). При анализе варьировали высоту наплавки  $h$  в диапазоне, заданном стандартом [1] — от 4 до 8 мм. Форму проплавления моделировали дугой окружности, опирающейся на крайние точки сопряжения валика наплавки с поверхностью пластины и внедряющейся на глубину проплавления, принятую равной 2 мм согласно наблюдениям фактической геометрии проплавления в изломах в ходе серийных испытаний по Программам Регистра (рис. 1, б).

Основной особенностью определения  $NDT$ , позволяющей четко получать результат по критерию разрушения образца (распространению хрупкого разрушения до боковых его граней),

является проведение испытаний на опоре регламентируемых размеров с ограничителем прогиба: либо образец разрушается при относительно небольших пластических деформациях, либо опирается на ограничитель и дальнейшее его разрушение невозможно. Применительно к образцам типа Р-1 максимальный прогиб составляет 7,6 мм. Поскольку нас интересует оценка предельно высокой трещиностойкости материала, при которой еще происходит разрушение образца, нагружения изгибом моделировали до достижения предельного прогиба, после чего это перемещение фиксировали и осуществляли виртуальное продвижение трещины раскреплением узлов в плоскости симметрии  $XZ$ .

Принимали, что исходная трещина занимает всю площадь хрупкой наплавки до границы сплавления с основным металлом. Такое предположение не является чрезмерно консервативным, поскольку согласно ASTM E 208 хрупкое разрушение металла наплавки при ударе должно происходить даже при температуре на 60 °C выше предполагаемой  $NDT$ . Фронт развития трещины в основном металле моделировали контурами овальной формы, концентрическими по отношению к овальному исходному контуру проплавления (участки от оси  $OX$  до пунктирной линии продолжения контура наплавки), и четвертями окружностей, перпендикулярными поверхности в точке выхода на нее (см. рис. 1, б). Таким образом, была достигнута равномерность величины подраста трещины по ее фронту на каждом шаге. Шаг подраста трещины  $d$  не был постоянным — на первых двух шагах принималось  $d_1 = d_2 = 0,1$  мм, а при  $i > 2$  шаг увеличивался по формуле  $d_{i+1} = 1,2d_i$ .

Коэффициент интенсивности напряжений на каждом  $i$ -м шаге определяли по методу регистрации изменения упругой энергии образца:

$$K_{1(i)} = \sqrt{\frac{G(i)E}{1-\nu^2}}, \quad (6)$$

где  $E$  — модуль упругости;  $\nu$  — коэффициент Пуассона;

$$G(i) = \frac{w_e(i-1) - w_e(i)}{f(i)}, \quad (7)$$

$w_e$  — упругая энергия образца.

Результаты серии расчетов при варьируемых значениях  $\sigma_Y$  и  $h$  позволяют сделать следующие выводы.

1. При заданном методикой определения  $NDT$  ограничении прогиба образца старту трещины фактически предшествует достижение условия «пластического шарнира»: зависимость нагрузка — прогиб выходит на плато, соответ-

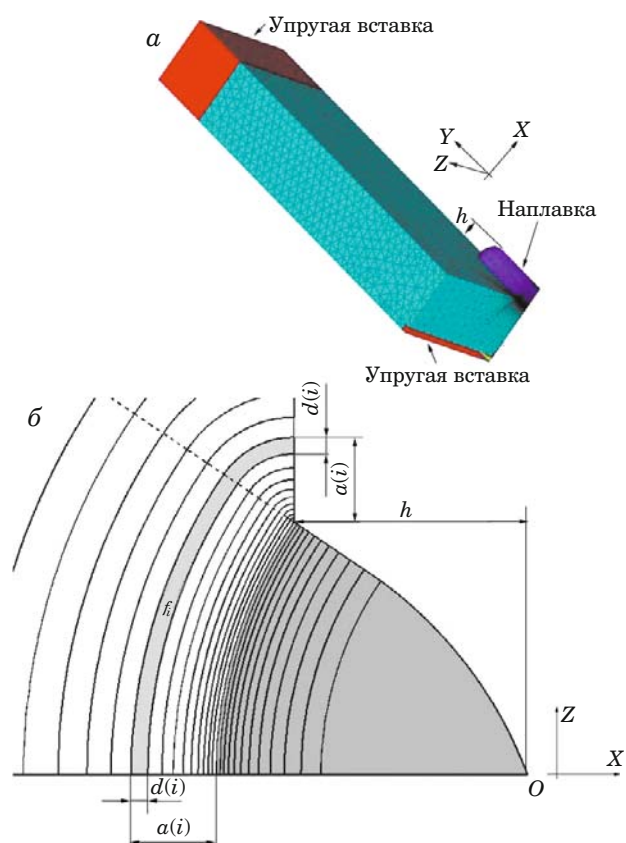


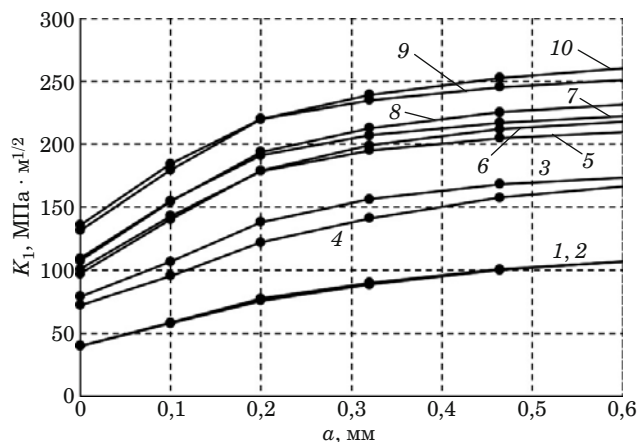
Рис. 1. Общий вид модели МКЭ (а) и схематизация фронта распространения трещины (б)

ствующее предельной несущей способности образца при изгибе. Только при  $\sigma_Y > 1000$  МПа из-за роста упругой составляющей перемещения предельная нагрузка на образец не достигается.

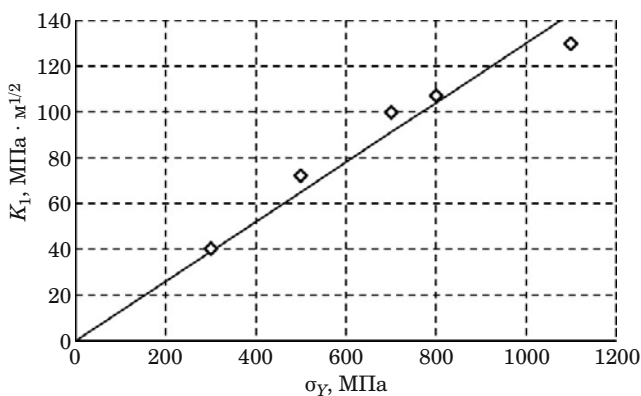
2. Зависимости  $K_1$  от размера трещины  $a$ , измеряемого по оси  $X$  от линии сплавления, получаемые при фиксированном прогибе, оказываются монотонно возрастающими. Это означает, что трещина, стартовавшая из хрупкой наплавки, не может остановиться как минимум на нескольких миллиметрах своей траектории. Дальнейшее распространение хрупкого разрушения зависит, в частности, от анизотропии свойств материала [8]. На рис. 2 приведены данные, полученные для сталей с различными пределами текучести при крайних значениях высоты усиления наплавки:  $h$  равно 4 и 8 мм.

3. Влияние изменений высоты валика наплавки на зависимости  $K_1(a)$  в пределах допуска стандарта оказывается незначительным.

На рис. 3 представлена итоговая зависимость стартовых значений  $K_1$  от предела текучести материала. Из факта получения возрастающих зависимостей  $K_1(a)$  следует, что они могут рассматриваться как значения  $K_{1a}$ , соответствующие  $NDT$ . Они оказываются приблизительно пропорциональными величине  $\sigma_Y$ , что может быть объ-



**Рис. 2.** Расчетные зависимости  $K_1(a)$  для двух размеров наплавки: 1, 3, 5, 7, 9 —  $h = 8$  мм; 2, 4, 6, 8, 10 —  $h = 4$  мм; 1, 2 —  $\sigma_Y = 300$  МПа; 3, 4 —  $\sigma_Y = 500$  МПа; 5, 6 —  $\sigma_Y = 700$  МПа; 7, 8 —  $\sigma_Y = 800$  МПа, 9, 10 —  $\sigma_Y = 1100$  МПа



**Рис. 3.** Зависимость коэффициента интенсивности напряжений  $K_{1a}$  от предела текучести при разрушении образца при  $NDT$

яснено отмеченным выше соответствием максимально допускаемого оснасткой прогиба образца нагрузке пластического шарнира, пропорциональной пределу текучести. Данная корреляция описывается формулой

$$K_{1a}|_{T=NDT} = 0,13\sigma_Y [\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}]. \quad (8)$$

Сопоставляя этот результат с известными литературными данными, можно отметить следующее.

Совпадение прогноза по формуле (8) с рекомендациями стандарта [6] получается лишь при  $\sigma_Y = 320$  МПа, т.е. (по терминологии Правил Регистра) для сталей повышенной прочности.

В работе [9] для низколегированной стали и металла сварного шва с пределом текучести в диапазоне 480 – 540 МПа приведены результаты определения  $K_{1a}$  по методике Кросли – Риплинга [10], близкой к методике Робертсона. При  $NDT$  найденные значения  $K_{1a}$  находятся в диапазоне

70 – 90 МПа · м<sup>1/2</sup>, что ближе к оценкам по формуле (8) для данного уровня  $\sigma_Y$ , чем к оценке по BS 7910.

Исходя из формулы (8), можно проанализировать корреляцию между  $NDT$  и температурой  $T_a$ . Примем, что температурная зависимость  $K_{1a}$  аналогична зависимости, широко используемой для описания статической трещиностойкости:

$$K_{1a} = 30 + A \exp[0,02 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}(T - NDT)] [\text{МПа} \cdot \text{м}^{1/2}]. \quad (9)$$

Тогда  $A = (0,13\sigma_Y - 30)$  [МПа · м<sup>1/2</sup>] и из формул (2), (9) следует

$$T_a = NDT + 50 \text{ } ^\circ\text{C} \ln \frac{\sqrt{\beta_{crit} t \sigma_Y} - 30}{0,13\sigma_Y - 30}. \quad (10)$$

Например, для стали с пределом текучести 600 МПа величина  $\beta_{crit} = 0,74$  [5]. Тогда получаем следующие соотношения  $T_a$  и  $NDT$  при  $t$ , равном 20, 30, 50 мм соответственно:

$$T_a = NDT - 5 \text{ } ^\circ\text{C}; \quad T_a = NDT + 10 \text{ } ^\circ\text{C}; \\ T_a = NDT + 29 \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (11)$$

В целом полученное различие температур  $T_a$  и  $NDT$  оказывается близким к температурному запасу, вводимому в разделе 3.5 «Сталь для конструкций, работающих при низких температурах» части XIII «Материалы» Регистра [4]. Согласно указанному источнику для сталей категории Агс, применяемых без ограничений до минимальной расчетной температуры  $T_d$ , должны, в частности, выполняться следующие соотношения при  $t = 25 - 30$ ,  $t = 30 - 40$ ,  $t = 40 - 50$  мм соответственно:

$$T_d \geq NDT + 15 \text{ } ^\circ\text{C}; \quad T_d = NDT + 20 \text{ } ^\circ\text{C}; \\ T_d = NDT + 25 \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (12)$$

Таким образом, результаты численных исследований в целом подтверждают экспериментально установленную корреляцию  $T_a$  и  $NDT$ , поскольку физическое содержание условий (12) сводится именно к выполнению требования  $T_d \geq T_a$  [11]. Однако, как было показано в работе [11], это можно утверждать лишь для случая, когда материал достаточно изотропен по сопротивлению распространению хрупкого разрушения в направлении толщины (проба  $NDT$ ) и вдоль проката (крупномасштабные образцы для определения  $T_a$ ), тогда как для сталей ТМО по результатам определений  $NDT$  возможна ошибка оценки  $T_a$  в опасную сторону. В связи с этим в новой редакции Правил Регистра для проката толщиной от 50 мм предусмотрен арбитражный вид испытаний для определения  $NDT$  с расположением об-

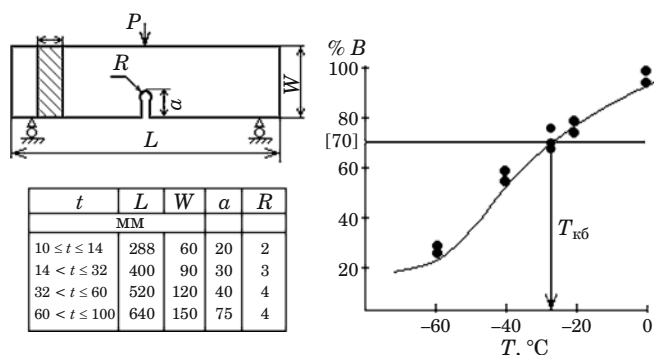


Рис. 4. Схема образца с основными размерами и принцип определения  $T_{к6}$  по результатам испытаний серии образцов

разцов по толщине проката, что обеспечивает то же направление распространения разрушения, что и в крупномасштабных образцах.

### Численный анализ оценки $T_{к6}$

Целью моделирования МКЭ испытаний по методике определения  $T_{к6}$  было нахождение связи вида излома этих образцов с результатами анализа условий распространения или торможения трещины при испытаниях образцов-пластин с исходной трещиной при номинально упругом нагружении, представленными в работе [5]. Здесь применены та же методика моделирования продвижения трещины и те же локальные критерии хрупкого и вязкого разрушения, что и при оценках условий распространения/торможения трещины. Использовали сеточную аппроксимацию с кубическими solid-элементами фиксированного размера 0,5 мм по всему объему зоны разрушения; рассматривали условия хрупкого разрушения, происходящего при максимальных главных напряжениях  $\sigma_1$  в объеме элемента, превышающих  $2,2\sigma_Y$  или  $2,4\sigma_Y$ . В качестве условия вязкого разрушения принимали достижение в объеме элемента интенсивности деформации более 0,3. На рис. 4 представлены эскиз образца с основными размерами, изменяющимися в зависимости от диапазона толщин проката  $t$ , и пример процедуры определения критической температуры  $T_{к6}$  ( $B$  — процентное содержание вязкой составляющей в изломе).

Основные отличия рассматриваемой задачи от задач, решаемых в статье [5], заключаются в следующем:

вместо исходной трещины образец имеет боковой надрез с достаточно большим радиусом притупления (не менее 2 мм), поэтому наиболее вероятен старт разрушения по вязкому механизму, что и наблюдается экспериментально;

разрушение образца с тупым надрезом происходит в области больших номинальных пластиче-

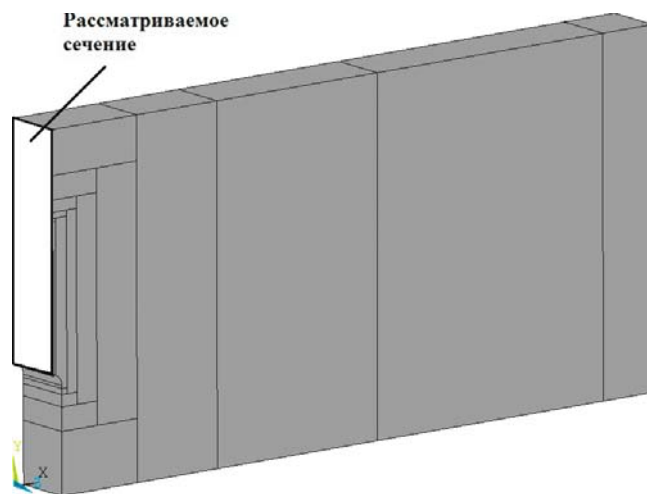


Рис. 5. Геометрия расчетной модели с разбиением на объемы с различной дискретизацией сетки конечных элементов; рамкой выделена область с размерами элементов 0,5 мм

ских деформаций, т.е. в условиях [5], когда однозначная связь принятых локальных критериев хрупкого разрушения с параметрами механики разрушения отсутствует.

Благодаря наличию двух осей симметрии моделировали 1/4 образца. На рис. 5 выделена область мелкой сеточной аппроксимации. Для исключения пластического деформирования у линии опор и линии приложения нагрузки в модель вводили упругие вставки из пластически недеформируемого материала. Диаграмма деформирования материала описывалась степенной зависимостью (5) при  $n = 0,06$ ; расчеты выполняли для металла с пределом текучести  $\sigma_Y = 600$  МПа (как и в работе [5]).

Отличительной особенностью методики определения  $T_{к6}$  [3] по сравнению с близкой к ней методикой  $DWTT$  является применение образцов, размеры которых связаны с толщиной (см. рис. 4) — в методике  $DWTT$  варьируется лишь толщина образца, а размеры образца в плане остаются постоянными. При исследовании влияния толщины на характер излома моделировали образцы номинальных размеров (см. рис. 4).

Методика проведения численного эксперимента заключалась в следующем:

поэтапно решали упругопластическую задачу при монотонно возрастающем перемещении точек приложения нагрузки вплоть до выполнения в каких-либо элементах в плоскости симметрии условия хрупкого или вязкого разрушения;

при «замороженных» перемещениях выполняли поэтапное раскрепление узлов «разрушенных» элементов в плоскости симметрии до прекращения продвижения разрушения;



**Рис. 6.** Излом образца при определении  $T_{\text{кб}}$  с волокнистым участком излома у надреза и преобладающим хрупким разрушением

после прекращения развития разрушения при зафиксированном перемещении возобновлять нагружение с заданными приращениями перемещений и т.д.

В качестве параметра нагрузки для возможности сопоставления образцов различных сечений использовали приведенные напряжения — номинальные напряжения  $\sigma_{\text{ном}}$ , вычисленные для нетто-сечения образца:

$$\sigma_{\text{ном}} = \frac{PL_1}{4} \frac{6}{t(W-a)^2}, \quad (13)$$

где  $P$  — нагрузка;  $W$ ,  $a$ ,  $t$  — размеры образца (см. рис. 4);  $L_1$  — расстояние между опорами.

Можно выделить следующие особенности полученных результатов для всех рассмотренных вариантов по толщине и принятому критерию хрупкого разрушения.

1. Старту разрушения предшествует достижение нагрузки, соответствующей предельной несущей способности образца. Максимальные значения  $\sigma_{\text{ном}}$  оказываются близкими к  $2\sigma_Y$ . Это объясняется возрастанием момента сопротивления образца [второй сомножитель в (13)] в 1,5 раза за счет формирования «пластического шарнира», а также последующим увеличением нагрузки более чем в 1,3 раза по отношению к

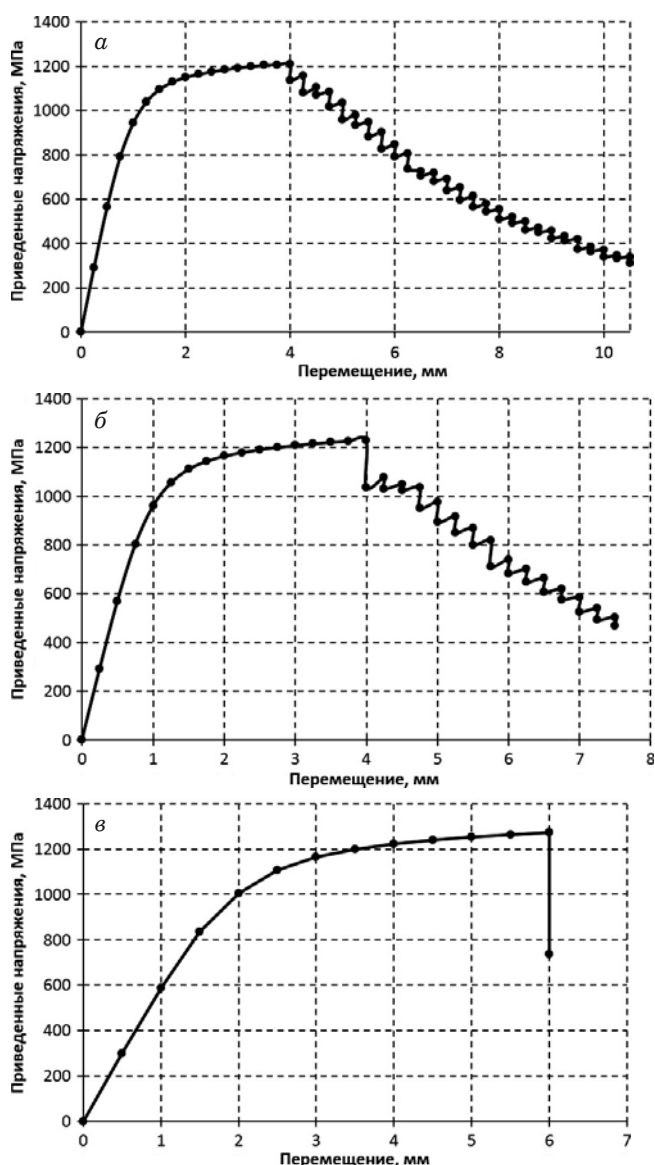
предельной при изгибе гладкой пластины того же сечения за счет торможения развития пластических деформаций в нетто-сечении образца с глубоким краевым надрезом. Это значение «коэффициента возрастания предельной нагрузки» соответствует результатам аналитического решения Л. М. Качанова задачи об изгибе полосы с глубоким вырезом [12] при  $(W-a)/[(W-a) + R] \rightarrow 1$ . Поэтому можно считать, что несмотря на наличие достаточно большого радиуса надреза  $R$  характеристики жесткости напряженного состояния в нетто-сечении образца  $T_{\text{кб}}$  при старте трещины не ниже, чем в стандартных образцах балочного типа с трещиной (типа SENB).

2. Разрушение образца в целом прогнозируется по выполнению критерия вязкого разрушения на поверхности надреза в зоне максимальных деформаций. Это соответствует экспериментально наблюдаемой ситуации: даже при температуре почти 100 %-го хрупкого разрушения образца к поверхности надреза примыкает участок волокнистого излома (рис. 6).

3. При увеличении толщины образца и (или) снижении уровня критических напряжений хрупкого разрушения вид спадающих участков диаграмм деформирования изменяется (рис. 7). Монотонное снижение нагрузки, когда при проведении численного эксперимента необходимо подгружение образца на каждом этапе решения для продвижения трещины, заменяется проскоками хрупкого разрушения при «замороженном» перемещении (см. рис. 7).

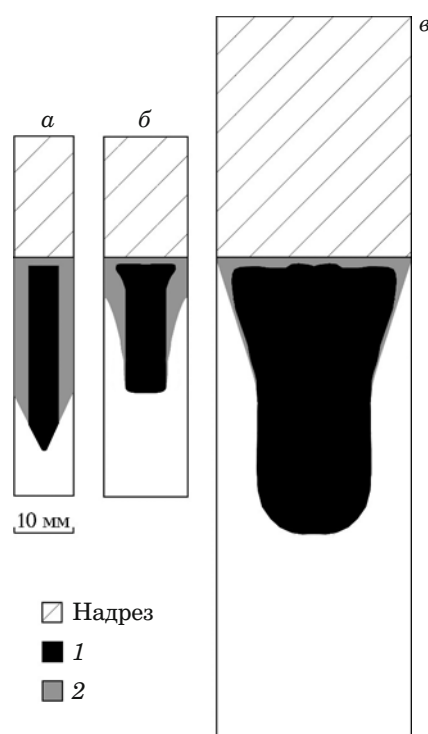
На рис. 8 представлены соответствующие диаграммам деформирования картограммы моделей изломов:  $a$  — локализованные островки хрупкого разрушения при преобладании вязкого;  $b$  — вязкое разрушение, локализованное в приповерхностных зонах (моделирует образование «губ среза»);  $c$  — преобладание туннелирования по механизму хрупкого разрушения при полном отсутствии страгивания трещины на ее начальном фронте у поверхности. Информация по соотношению количества элементов, «разрушенных» по условиям хрупкого или вязкого разрушений, обобщена в таблице и интерпретирована как ожидаемое процентное содержание кристаллической составляющей в изломе. Из определения температуры  $T_{\text{кб}}$  как отвечающей 70 % вязкой составляющей в изломе следует, что картины изломов соответствуют этой температуре при  $t = 10 - 12$  мм для условия разрушения  $\sigma_1 > 2,4\sigma_Y$  и при  $t < 10$  мм для  $\sigma_1 > 2,2\sigma_Y$ .

На основе полученных результатов проанализируем корреляцию между температурами  $T_{\text{кб}}$  и  $T_a$ . В работе [5] применяемые при моделировании локальные условия хрупкого разрушения связывались с определенной трещино-



**Рис. 7.** Диаграммы деформирования образцов при моделировании хрупкого разрушения критерием  $\sigma_1 \geq 2,4\sigma_Y$ : а – в — толщина образца составляет 10, 14, 32,5 мм соответственно

стойкостью материала. При моделировании условий маломасштабной текучести в вершине трещины показано, что выполнение в объеме  $0,5 \times 0,5 \times 0,5$  мм критерия  $\sigma_1 \geq 2,2\sigma_Y$  соответствует  $K_{Ia} \approx 57 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ , а критерия  $\sigma_1 \geq 2,4\sigma_Y$  —  $K_1 \approx 76 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ . В численных экспериментах [5] получено, что при этих условиях для широких пластин «абсолютное» торможение трещины (образование короткого клиновидного участка хрупкого излома, смыкание участков вязкого излома и нераспространение дальнейшего разрушения даже при напряжениях выше предела текучести) имеет место при толщинах, равных соответственно менее 8 и 15 мм. Тогда по сопоставлению граничных значений толщин можно заключить, что температура  $T_{кб}$ , определяемая по выполнению



**Рис. 8.** Картограммы модели изломов образцов при моделировании хрупкого разрушения критерием  $\sigma_1 \geq 2,4\sigma_Y$ : а – в — толщины образцов, равные соответственно 10, 14, 32,5 мм; 1 и 2 — зоны раскрепления узлов по условию хрупкого и вязкого разрушений

условия  $B > 70 \%$ , действительно не выше, чем  $T_a$ . Однако, если допускать возможность торможения трещины на протяженном участке конструкции, регламентация допустимой минимальной температуры эксплуатации по выполнению неравенства (1) при  $T_{test} = T_{кб}$  выглядит чрезмерно консервативной. Из аналитически полученной в работе [5] уточняющей оценки  $\beta_{crit} = 0,74$  и данных таблицы следует, что граничные толщины при смене распространения трещины на ее торможение составляют 12 и 21 мм соответственно, т.е. приемлемым является излом, содержащий 50 – 60 % кристаллической составляющей.

Таким образом, несмотря на то, что разрушение образцов при определении  $T_{кб}$  происходит в области полномасштабной текучести, вид излома должен соответствовать виду излома крупногабаритных пластин с исходной трещиной, разрушаемых при выполнении условий маломасштабной текучести в ее вершине при той же толщине и температуре испытаний. Это объясняется известными данными, например, приведенными в работе [13], о сохранении предельно высокой жесткости напряженного состояния в образцах с глубокой трещиной, испытываемых на изгиб, при переходе от маломасштабной к полномасштабной текучести. Близкие значения коэффициента возрастания предельной нагрузки при определе-



Содержание хрупкой составляющей (%) на картограмме разрушенной части нетто-сечения модели образцов при определении  $T_{к6}$

Толщина, мм	Условие разрушения	
	$\sigma_1 \geq 2,2\sigma_Y$	$\sigma_1 \geq 2,4\sigma_Y$
10	60	31
12	65	42
14	73	39
18	94	55
24	95	90
32,5*	97	98
40	99	99

\* Толщина выбрана как близкая к нижней границе диапазона регламентируемых размеров образца (см. рис. 4).

нии  $T_{к6}$  образца с глубоким, но тупым надрезом, а также для образца с трещиной при той же схеме нагружения указывают на близость для них и уровня максимальных главных напряжений отрыва в вершине распространяющейся трещины.

На основании проведенных исследований можно сделать следующие выводы.

1. Численное моделирование в трехмерной постановке процесса распространения разрушения в образцах, широко используемых в промышленности для определения критических температур вязкохрупкого перехода, позволяет подтвердить возможность интерпретации результатов таких испытаний в терминах механики разрушения.

2. Получено, что критическая температура нулевой пластичности ( $NDT$ ) соответствует определенному значению отношения трещиностойкости торможения трещины  $K_{1a}$  к пределу текучести металла  $\sigma_Y$  при данной температуре:  $K_{1a}/\sigma_Y \approx 0,13 \text{ м}^{1/2}$ .

3. Температура, при которой регистрируется критическое содержание хрупкой составляющей в изломе образца натурной толщины  $t$  с надрезом ( $T_{к6}$ ), соответствует определенной относительной трещиностойкости металла  $\beta = \frac{1}{t} \left( \frac{K_{1a}}{\sigma_Y} \right)^2$  при данной температуре. Критическое значение этого параметра может быть установлено применительно к конкретным особенностям нагружения конструкционного элемента. Однако при температуре  $T_{к6}$ , определяемой как соответствующей 70 %-м волокнистой составляющей в изломе, предсказывается торможение хрупкого разрушения во всех случаях.

## ЛИТЕРАТУРА

1. ASTM E 208-06 (2012). Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.
2. ASTM E 436-03 (2014). Standard Test Method for Drop-Weight Tear Tests of Ferritic Steels.
3. Правила классификации, постройки и оборудования плавучих буровых установок и морских стационарных платформ. — СПб.: РМРС, 2014.
4. Правила классификации и постройки морских судов. — СПб.: РМРС, 2016.
5. Ильин А. В., Артемьев Д. М., Филин В. Ю. Моделирование МКЭ распространения и торможения хрупкого разрушения в пластинах с исходной трещиной при варьировании их толщины / Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2018. Т. 84. № 1. С. 56 – 65.
6. BS 7910 Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. British standard. 2005. — 297 p.
7. А. с. 1667494 СССР. Способ определения температуры остановки хрупкой трещины / Г. И. Данилов, А. О. Соколов, В. П. Леонов — 4674178/28; заявл. 13.02.89; опубл. 01.04.91.
8. Филин В. Ю., Мотовилина Г. Д., Глибенко О. В. Особенности разрушения высокопрочной свариваемой конструкционной стали для арктического применения при температурах, близких к температуре нулевой пластичности / Деформация и разрушение материалов. 2015. № 4. С. 42 – 48.
9. Pussegoda L. N., Malik L. and Morrison J. Measurement of Crack Arrest Fracture Toughness of a Ship Steel Plate / J. of Testing & Evaluation. 1998. Vol. 26. P. 187 – 197.
10. Crosley P. B. and Ripling E. J. A Quality Control Test for Selecting Materials to Arrest Fast-Running, Full-Thickness Cracks / Journal of Testing and Evaluation. 1990. Vol. 18. N 6. P. 396 – 400.
11. Евенко В. И., Башаев В. К., Ильин А. В., Леонов В. П., Филин В. Ю. Проблемы аттестации и расчетного обоснования требований к сварным соединениям высокопрочных стальных конструкций для работы на шельфе Арктики / Вопросы материаловедения. 2009. № 3(59). С. 242 – 262.
12. Качанов Л. М. Основы теории пластичности. — М.: Наука, 1969. — 420 с.
13. Thaulow C., Ostby E., Nyhus B., Zhang Zh., Skallerud B. Constraint correction of high strength steel. Selection of test specimens and application of direct calculations / Eng. Fract. Mech. 2004. Vol. 71. P. 2417 – 2433.

## REFERENCES

1. ASTM E 208-06 (2012). Standard Test Method for Conducting Drop-Weight Test to Determine Nil Ductility Transition Temperature of Ferritic Steels.
2. ASTM E 436-03 (2014). Standard Test Method for Drop-Weight Tear Tests of Ferritic Steels.
3. Rules of classification, construction and equipment of mobile offshore drilling units and fixed offshore platforms. — St. Petersburg: RMRS, 2014 [in Russian].
4. Rules of classification, construction and equipment of mobile offshore drilling units and fixed offshore platforms. — St. Petersburg: RMRS, 2016.
5. P'in A. V., Artem'ev D. M., Filin V. Yu. Finite element modeling of propagation and arrest of brittle fracture in steel plates of different thicknesses with initial crack / Zavod. Lab. Diagn. Mater. 2018. Vol. 84. N 1. P. 56 – 65 [in Russian].
6. BS 7910 Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. British standard. 2005. — 297 p.
7. USSR Inventor's Certificate 1667494. Method of estimation of crack arrest temperature / G. I. Danilov, A. O. Sokolov, V. P. Leonov — 4674178/28; appl. 13.02.89; publ. 01.04.91 [in Russian].
8. Filin V. Yu., Motovilina G. D., Glibenko O. V. Special features of softening of high-strength weldable structural steel for Arctic use at close to near null ductile temperature / Deform. Razrush. Mater. 2015. N 4. P. 42 – 48 [in Russian].

9. **Pussegoda L. N., Malik L. and Morrison J.** Measurement of Crack Arrest Fracture Toughness of a Ship Steel Plate / *J. of Testing & Evaluation*. 1998. Vol. 26. P. 187 – 197.
10. **Crosley P. B. and Ripling E. J.** A Quality Control Test for Selecting Materials to Arrest Fast-Running, Full-Thickness Cracks / *Journal of Testing and Evaluation*. 1990. Vol. 18. N 6. P. 396 – 400.
11. **Evenko V. I., Bashaev V. K., Il'in A. V., Leonov V. P., Filin V. Yu.** Problems of certification and calculation justification of objectives of weldable high-strength structural steel for Arctic shelf use / *Vopr. Materialoved.* 2009. N 3(59). P. 242 – 262 [in Russian].
12. **Kachanov L. M.** Theory of plasticity fundamentals. — Moscow: Nauka, 1969. — 420 p. [in Russian].
13. **Thaulow C., Ostby E., Nyhus B., Zhang Zh., Skallerud B.** Constraint correction of high strength steel. Selection of test specimens and application of direct calculations / *Eng. Fract. Mech.* 2004. Vol. 71. P. 2417 – 2433.